

钢筋混凝土界面的近场动力学方法

路德春, 高一鑫, 王国盛, 宋志强, 杜修力

PERIDYNAMIC METHOD FOR THE INTERFACE IN THE REINFORCED CONCRETE

Lu Dechun, Gao Yixin, Wang Guosheng, Song Zhiqiang, and Du Xiuli

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.6052/0459-1879-22-470>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

一种近场动力学非普通状态理论零能模式控制方法

A ZERO-ENERGY MODE CONTROL METHOD OF NON-ORDINARY STATE-BASED PERIDYNAMICS

力学学报. 2018, 50(2): 329-338

近场动力学与有限元方法耦合求解热传导问题

STUDY OF THERMAL CONDUCTION PROBLEM USING COUPLED PERIDYNAMICS AND FINITE ELEMENT METHOD

力学学报. 2018, 50(2): 339-348

非常规态型近场动力学热黏塑性模型及其应用

NON-ORDINARY STATE-BASED PERIDYNAMIC THERMAL-VISCOPLASTIC MODEL AND ITS APPLICATION

力学学报. 2018, 50(4): 810-819

基于近场动力学数值方法的冰-吊舱推进器接触判断研究

RESEARCH ON CONTACT JUDGMENT OF ICE-PODDED PROPULSOR BASED ON NUMERICAL METHOD OF PERDYNAMICS

力学学报. 2021, 53(5): 1383-1401

一种预测颗粒增强复合材料界面力学性能的新方法

A NEW METHOD FOR PREDICTING THE INTERFACIAL MECHANICAL PROPERTY IN PARTICLE-REINFORCED COMPOSITES

力学学报. 2021, 53(5): 1334-1344

基于声发射矩张量分析混凝土破坏的裂纹运动

INVESTIGATION ON CRACK GROWTH IN CONCRETE BY MOMENT TENSOR ANALYSIS OF ACOUSTIC EMISSION

力学学报. 2019, 51(6): 1830-1840



关注微信公众号, 获得更多资讯信息

钢筋混凝土界面的近场动力学方法¹⁾

路德春 高一鑫 王国盛²⁾ 宋志强 杜修力

(北京工业大学岩土与地下工程研究所, 北京 100124)

摘要 近场动力学方法已被广泛用于钢筋混凝土的开裂破坏研究, 传统近场动力学方法的控制方程与参数是基于同种均质材料的能量方程确定, 在处理不同种材料之间的相互作用时, 无法合理反映其界面的力学行为. 针对这一问题, 通过分析钢筋混凝土界面的黏结-滑移机理, 提出了近场动力学界面区材料点的相互作用模型, 发展了考虑钢筋混凝土界面黏结的键基近场动力学方法. 基于键基近场动力学与连续介质力学的能量密度等效方法, 提出了界面微弹性参数的确定方法; 根据钢筋肋间混凝土的应力分布规律, 获得界面材料点域半径与受限楔体半径的等效关系; 利用界面黏结-滑移曲线峰值应力对应的滑移变形, 给出了界面临界拉伸常数确定方法. 通过与 2 组钢筋混凝土构件的拉拔试验对比, 验证了发展的界面近场动力学方法, 并开展了不同条件下钢筋混凝土构件的数值试验. 结果表明, 发展的近场动力学方法能够合理反映钢筋直径、锚固长度、混凝土强度以及肋间距对钢筋混凝土界面黏结行为的影响, 体现了所提方法的合理性与优越性.

关键词 近场动力学, 钢筋混凝土, 材料界面, 黏结作用, 破坏分析

中图分类号: TU375 文献标识码: A doi: 10.6052/0459-1879-22-470

PERIDYNAMIC METHOD FOR THE INTERFACE IN THE REINFORCED CONCRETE¹⁾

Lu Dechun Gao Yixin Wang Guosheng²⁾ Song Zhiqiang Du Xiuli

(Geotechnical and Underground Engineering Research Institute, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China)

Abstract The peridynamic (PD) method has been widely used to study the cracking and failure of reinforced concrete structures. The control equations and material parameters of the traditional PD method are determined based on the energy equation of homogeneous materials. When dealing with the interaction between different materials, the mechanical behavior of their interfaces cannot be reasonably reflected in the traditional PD method. In order to solve this problem, the interaction model of material points in the interface region of the PD method is proposed by analyzing the bond-slip mechanism of the interface of reinforced concrete. Then the bond-based PD method considering the interface bond of reinforced concrete is developed based on the proposed interaction model. Based on the energy density equivalent principle of the bond-based PD and continuum mechanics, the method to determine the interface micro elastic parameters of the PD is proposed. According to the stress distribution law of concrete between steel ribs, the equivalent relationship between the point radius of interface material and the radius of restricted wedge is obtained. Based on the slip deformation corresponding to the peak stress of the interfacial bond slip curve, a method for determining the critical tensile constant of the interface is presented. So far, the PD method for the interface in the reinforced concrete has been

2022-10-03 收稿, 2023-01-13 录用, 2023-01-13 网络版发表.

1) 国家自然科学基金 (52025084, 52008231) 资助项目.

2) 通讯作者: 王国盛, 副教授, 主要研究方向为混凝土本构模型及非连续数值计算. E-mail: wangguosheng@bjut.edu.cn

引用格式: 路德春, 高一鑫, 王国盛, 宋志强, 杜修力. 钢筋混凝土界面的近场动力学方法. 力学学报, 2023, 55(2): 403-416

Lu Dechun, Gao Yixin, Wang Guosheng, Song Zhiqiang, Du Xiuli. Peridynamic method for the interface in the reinforced concrete. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2023, 55(2): 403-416

established. By comparing with the pull-out test of two groups of reinforced concrete members, the developed interface PD method of the reinforced concrete is verified, and numerical tests of reinforced concrete members under different conditions are carried out. The results show that the developed PD can reasonably reflect the influence of rebar diameter, anchorage length, concrete strength and rib spacing on the bond behavior of reinforced concrete interface, which well reflects the rationality and superiority of the proposed method, which reflects the rationality and superiority of the proposed method.

Key words peridynamic, reinforced concrete, material interface, bond action, failure analysis

引言

钢筋混凝土结构由于其卓越的结构性能和相对较低的成本,已广泛应用于各类工程中.钢筋混凝土构件通常会带裂缝工作,而裂纹的产生则会大大影响结构的安全性和美观性.因此,研究载荷作用下钢筋混凝土构件的开裂行为和机理对于结构安全评估和设计具有重要作用^[1-5].以有限元为代表的数值方法在解决结构连续性力学响应问题中发挥了重要作用,并在其基础上衍生出非连续变形模拟方法,如扩展有限元法、黏结单元法等.然而,上述方法的控制方程仍然采用微分方程,在处理混凝土裂缝开展带来的非连续问题时,仍然会导致对裂纹扩展的不合理预测^[6-14].Silling^[15]提出的近场动力学 PD 以积分形式而非偏微分形式重新表述了固体力学中的问题,避免了裂纹尖端出现的奇异性和裂纹间微分的不连续性,使得该方法在处理固体结构的裂纹成核、发展和分叉等非连续问题时表现出卓越的性能^[16-20].目前,PD 方法已被广泛用于研究同种、均质结构的开裂和破坏行为^[21-25],获得了结构中裂纹的演化规律,再现了结构的破坏过程;越来越多的研究者用于模拟钢筋混凝土等多种材料组合而成结构的开裂过程与破坏模式^[26-32].然而,原始 PD 方法的控制方程与参数是基于同种均质材料的能量方程确定的,在处理不同种材料之间的相互作用时,无法合理反映不同种材料界面的力学行为,从而导致对钢筋混凝土构件界面处裂纹扩展预测不合理的问题.

为解决上述问题,石宏顺等^[33]针对钢筋混凝土结构提出同种键和异种键的概念,采用中心插值的方法给出了异种键微弹性参数和断裂准则的确定方法,得到的界面参数介于钢筋与混凝土参数取值之间.Zhang 等^[34]通过采用中心插值方法,给出了考虑温度变化的界面材料点相互作用模型,进而提出一种考虑热效应的扩展 PD 方法.然而,实际钢筋混

凝土界面的力学性能弱于或接近混凝土材料的力学性能,而采用中心插值法会过高估计不同种材料间的相互作用,导致数值计算结果与界面实际的力学行为不符.Zhang 等^[35]开发了一种耦合轴向和剪切相互作用的黏结-滑移模型,通过耦合界面处材料点之间的轴向力和剪切力来模拟混凝土和钢筋的剪切作用.Zhang 等^[36]采用基于键能密度的失效准则来反映界面的脱黏,通过设置接触域建立不同种材料间的接触键,接触键的刚度采用 Popov^[37]提出的接触刚度.Xu 等^[38]采用考虑剪切变形的微极 PD 方法建立了钢筋混凝土数值模型,通过引入多点约束来连接不同的节点和自由度,使得钢筋材料点的自由度数与其相邻混凝土材料点的自由度数相协调,二者在外载荷作用下同时变形,不产生黏结滑移.上述研究从不同角度考虑了钢筋与混凝土之间的相互作用,推动了 PD 在不同种材料(复合材料)中的应用.然而,目前还缺乏专门针对界面建立材料点的力学模型,发展界面的 PD 方法;关于如何合理确定界面处 PD 参数的问题仍然存在.

本文基于对钢筋混凝土界面黏结-滑移机理的认识,提出了键基 PD 界面区材料点的相互作用模型,建立了钢筋混凝土界面的 PD 控制方程;根据 PD 与连续介质力学的能量密度等效方法,提出了界面微弹性参数的确定方法;基于钢筋肋间混凝土的应力分布规律,获得界面材料点域半径与受限楔体半径的等效关系;利用界面黏结-滑移曲线峰值应力对应的滑移变形,给出了界面临界拉伸常数确定方法;进而发展了钢筋混凝土界面的 PD 方法.

1 钢筋与混凝土的黏结-滑移机理

钢筋混凝土结构在受到载荷作用时,由于两种材料之间的不等量变形,导致钢筋与混凝土在界面处相互挤压、错动和摩擦,从而产生相互作用,这种相互作用也被称为黏结应力.黏结应力通常包括三

部分^[39]: (1) 化学胶结力, 当钢筋与混凝土之间产生较小的滑移变形时被激活; (2) 摩擦应力, 在化学胶结力被消耗后开始发挥, 取决于钢筋与混凝土之间的摩擦系数和约束压力; (3) 钢筋肋的机械咬合力, 仅对带肋钢筋有效, 取决于混凝土的黏聚强度. 如图 1 所示的钢筋混凝土, 钢筋的肋间距为 l , 肋的长度为 e , 高度为 h . 当钢筋受到拔出载荷 F 的作用时, 钢筋与混凝土之间产生错动位移 dx . 此时, 钢筋每个肋前方的混凝土将被压缩, 后方的混凝土会被拉裂. 因此, 界面的黏结强度介于混凝土抗压强度和抗拉强度之间.

Ruiz^[40] 通过数值模拟中界面区域主应力轨迹包络线发现, 加载过程中肋间混凝土保持楔形体平衡, 进而建立了图 2 所示的楔体模型, 图中清晰地展示

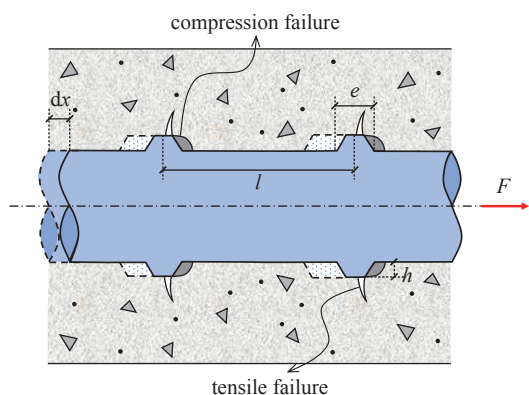


图 1 钢筋与混凝土的相互作用模式

Fig. 1 Interaction mode between reinforcement and concrete

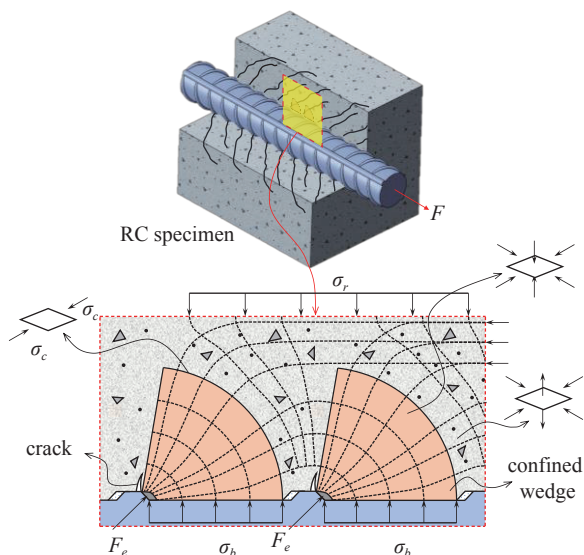


图 2 钢筋肋间混凝土的应力分布

Fig. 2 Stress distribution of concrete between reinforcement ribs

了混凝土中应力的分布. 其中, 钢筋肋间混凝土产生塑性变形, 塑性区如图中的扇形楔体. 由于楔体受到周围混凝土的限制, 且另一侧与钢筋接触, 接触压力垂直于接触面, 因此楔体区域内混凝土受到三向压缩作用, 其他区域混凝土保持弹性变形或拉裂变形.

基于对钢筋混凝土界面相互作用机制的认识, 大量黏结-滑移本构关系被建立. 根据本构的建模思路大致可以被分为两类: 其一是在塑性理论框架内建立的理论模型^[41-42]; 其二是通过拟合试验数据得到的经验公式^[43-46]. 钢筋与混凝土界面典型的黏结-滑移关系曲线如图 3 所示, s 为滑动变形, τ 为剪应力. 在加载初期 (点 A 前), 混凝土处于弹性状态, 钢筋与混凝土仅在肋的局部范围产生挤压作用. 随着应力的增大, 混凝土将产生塑性变形和损伤, 楔体的范围不断增大, 参与变形的混凝土逐渐增多, 导致黏结应力-滑移曲线呈非线性硬化规律. 当楔体半径 r_B 增大到肋间距时, 楔体面积达到最大, 此时黏结应力到达峰值点 B, 峰值点也被称为黏结强度, 影响黏结强度的因素主要包括混凝土的强度和钢筋肋的形式. 随着继续加载, 肋间混凝土被压碎, 楔体面积逐渐减小, 黏结应力-滑移曲线产生软化现象, 如图中点 C 所示, 此时楔体半径 $r_C < r_B$. 当肋间混凝土完全失效钢筋在界面处发生滑动时, 黏结应力达到残余应力点 D, 该应力值的大小取决于钢筋与混凝土之间的摩擦系数和约束压力.

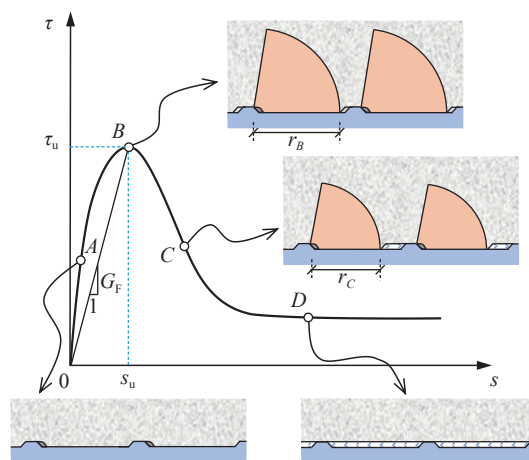


图 3 钢筋混凝土界面的黏结-滑移力学行为

Fig. 3 Bond-slip mechanical behavior of reinforced concrete interface

2 界面区材料点的运动方程

PD 方法是一种非局部数值方法, 其控制方程采用空间积分格式代替了微分格式, 因此在解决混凝

土材料非连续变形问题具有天然的优势.

2.1 传统近场动力学的运动方程

传统 PD 方法适用于同种均质材料, 通过建立任意材料点 i 的动力方程, 确定物体的变形. 材料点 i 与域 H 内所有材料点相互作用的集合控制着点 i 的运动, 运动产生的惯性力与总的相互作用力保持平衡, 点 i 的运动方程如下

$$\rho_{(i)} \ddot{\mathbf{u}}_{(i)} = \int_{H(i)} (\mathbf{f}_{(i)(j)} - \mathbf{f}_{(j)(i)}) dH + \mathbf{b}_{(i)} \quad (1)$$

式中, $\rho_{(i)} \ddot{\mathbf{u}}_{(i)}$ 为材料点 i 自身的惯性力, $\mathbf{b}_{(i)}$ 为 i 受到的外界作用力, $\mathbf{f}_{(i)(j)}$ 与 $\mathbf{f}_{(j)(i)}$ 为 i 与 j 之间的键力, 其表达式如下

$$\begin{aligned} \mathbf{f}_{(i)(j)} &= \frac{1}{2} \frac{1}{V_{(j)}} \left[\sum_{i=1}^{\infty} \frac{\partial \omega_{(j)(i)}}{\partial (\mathbf{x}'_{(j)} - \mathbf{x}'_{(i)})} V_{(i)} \right] \\ \mathbf{f}_{(j)(i)} &= \frac{1}{2} \frac{1}{V_{(i)}} \left[\sum_{i=1}^{\infty} \frac{\partial \omega_{(i)(j)}}{\partial (\mathbf{x}'_{(i)} - \mathbf{x}'_{(j)})} V_{(j)} \right] \end{aligned} \quad (2)$$

式中, $\omega_{(i)(j)}$ 为质点 i 与 j 之间相互作用产生的微势能能量值

$$\omega_{(i)(j)} = \frac{1}{2} \kappa_{(i)(j)} |\mathbf{x}_{(i)} - \mathbf{x}_{(j)}| \left(\left| \frac{\mathbf{x}'_{(i)} - \mathbf{x}'_{(j)}}{|\mathbf{x}_{(i)} - \mathbf{x}_{(j)}|} - \frac{|\mathbf{x}_{(i)} - \mathbf{x}_{(j)}|}{|\mathbf{x}_{(i)} - \mathbf{x}_{(j)}|} \right| \right)^2 \quad (3)$$

将式 (3) 代入式 (2), 得

$$\begin{aligned} \mathbf{f}_{(i)(j)} &= \left(\frac{1}{2} \kappa_{(i)(j)} \frac{|\mathbf{x}'_{(j)} - \mathbf{x}'_{(i)}| - |\mathbf{x}_{(j)} - \mathbf{x}_{(i)}|}{V_{(j)} V_{(i)} |\mathbf{x}_{(j)} - \mathbf{x}_{(i)}|} \right) \frac{\mathbf{x}'_{(j)} - \mathbf{x}'_{(i)}}{|\mathbf{x}'_{(j)} - \mathbf{x}'_{(i)}|} \\ \mathbf{f}_{(j)(i)} &= \left(\frac{1}{2} \kappa_{(i)(j)} \frac{|\mathbf{x}'_{(i)} - \mathbf{x}'_{(j)}| - |\mathbf{x}_{(i)} - \mathbf{x}_{(j)}|}{V_{(i)} V_{(j)} |\mathbf{x}_{(i)} - \mathbf{x}_{(j)}|} \right) \frac{\mathbf{x}'_{(i)} - \mathbf{x}'_{(j)}}{|\mathbf{x}'_{(i)} - \mathbf{x}'_{(j)}|} \end{aligned} \quad (4)$$

对于不同种材料, 界面处材料点的相互作用大致可分为图 4 所示的三种情况. 在不同情况下, 积分域内同种材料点相互作用数量与不同种材料点相互

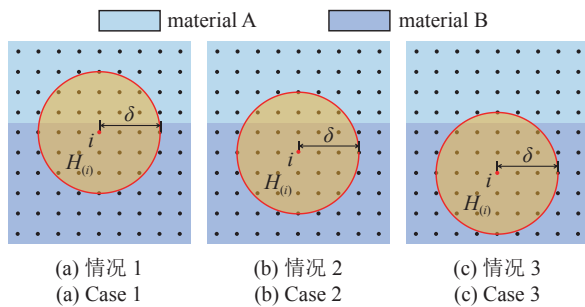


图 4 传统 PD 界面处材料点相互作用模式

Fig. 4 Material point interaction model at the interface of the traditional PD

作用数量占比存在较大差异, 如何合理描述不同种材料点的相互作用, 准确判断不同种材料点相互作用的数量, 传统 PD 方法遇到了挑战. 此外, 传统 PD 的参数是通过非局部域内应变能密度与连续介质力学应变能密度等效来确定的, 其中点 i 的应变能密度可以由如下方程表示

$$\begin{aligned} \Theta &= \sum_{j=1}^n \left[\frac{1}{2} \mathbf{f}_{(i)(j)} \cdot (\mathbf{u}_{(j)} - \mathbf{u}_{(i)}) V_{(j)} \right] = \\ &\sum_{j=1}^n \left[\frac{1}{2} (|\mathbf{f}_{(i)(j)}| \cdot |\mathbf{u}_{(j)} - \mathbf{u}_{(i)}| \cdot \cos \varphi) V_{(j)} \right] \end{aligned} \quad (5)$$

式中, φ 为键力矢量与位移矢量差的夹角. 在键基 PD 中, 键力矢量方向与变形后材料点的轴线方向相同, 此时 $\cos \varphi = 1$, 式 (5) 可变形为

$$\begin{aligned} \Theta &= \sum_{j=1}^{n_{\text{same}}} \left[\frac{1}{2} (|\mathbf{f}_{1(i)(j)}| \cdot |\mathbf{u}_{(j)} - \mathbf{u}_{(i)}|) \cdot V_{(j)} \right] + \\ &\sum_{j=1}^{n_{\text{diff}}} \left[\frac{1}{2} (|\mathbf{f}_{2(i)(j)}| \cdot |\mathbf{u}_{(j)} - \mathbf{u}_{(i)}|) \cdot V_{(j)} \right] \end{aligned} \quad (6)$$

式中, $n = n_{\text{same}} + n_{\text{diff}}$ 为域内材料点总数, 其中 n_{same} 为同种材料点数量, n_{diff} 为不同种材料点数量. 式 (6) 表明, 总的应变能密度由同种材料应变能密度与不同种材料应变能密度累加得到, 不同种材料无法在域内统一积分计算, 导致参数无法获得显式表达式. 同时, 当域内包含的不同种材料点数量占比不同, 会带来应变能密度的差异, 导致不同情况下确定的参数也会不同, 无法得到表征材料特性的单一参数.

2.2 不同种材料界面的近场动力学的运动方程

为了解决传统 PD 方法在处理不同种材料相互作用的问题, 基于钢筋与混凝土界面的黏结-滑移机理, 将建立复合材料界面的 PD 方法. 钢筋混凝土的力学行为包含三部分, 即钢筋的力学行为、混凝土的力学行为以及钢筋与混凝土界面的力学行为. 其中, 单独钢筋或混凝土的力学行为都遵循同种均质材料的力学规律, 而钢筋与混凝土的界面会涉及界面与钢筋和界面与混凝土的相互作用. 基于这一认识, 假定不同种材料界面的相互作用模型如图 5 所示, 在材料 A 和材料 B 交界处设置一层界面单元 (材料点). 对于钢筋混凝土, 界面单元的力学行为遵循第 1 节中钢筋与混凝土的黏结-滑移机理. 为了得到合理的 PD 方程, 对图 5 的相互作用模型做如下

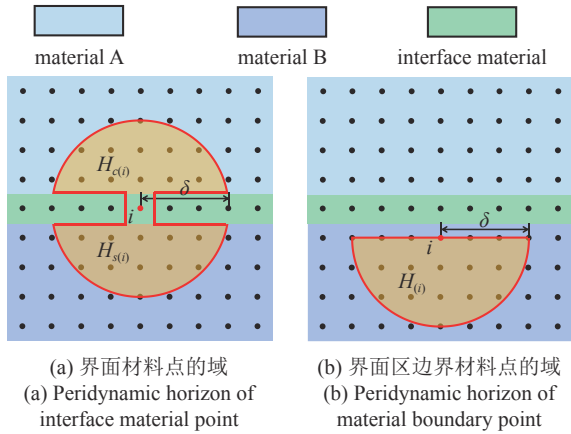


图 5 发展的界面区材料点的相互作用模式

Fig. 5 The interaction mode of material points in the developed interface region

假定:

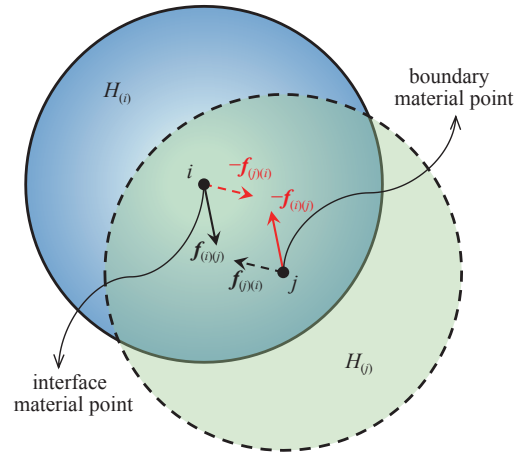
- (1) 假定界面单元无质量无体积;
- (2) 界面材料点能够索引到半径为 δ 域内的钢筋材料点和混凝土材料点;
- (3) 钢筋材料点无法索引混凝土和界面材料点, 混凝土材料点也无法索引钢筋和界面材料点;
- (4) 界面材料点之间不进行相互作用。

基于上述假定, 对于单独钢筋或混凝土材料, 其 PD 控制方程与传统 PD 方程式 (1) 相同。需要注意的是, 在邻近界面位置需要进行边界修正, 修正的方法采用 Madenci 等^[47]方法。对于界面材料点, 其动力方程包含两部分, 即界面材料点与钢筋材料点的相互作用以及界面材料点与混凝土材料点的相互作用, 其动力方程如下

$$\rho_{(i)} \ddot{u}_{(i)} = \int_{H_{c(i)}} (f_{c(i)(j)} - f_{c(j)(i)}) dH_c + \int_{H_{s(i)}} (f_{s(i)(j)} - f_{s(j)(i)}) dH_s + b_{(i)} \quad (7)$$

式中, $H_{c(i)}$ 与 $H_{s(i)}$ 分别代表界面材料点 i 索引范围内混凝土材料点与钢筋材料点所占的域面积, 根据图 5(a) 可知两种材料域面积相等, f_c 与 f_s 分别为界面材料点与混凝土材料点以及钢筋材料点之间建立的键力密度矢量。

参考 Ren 等^[48-50]在变域条件下材料点无法相互索引时解决材料点相互作用不平衡力的方法, 本研究中界面材料点 i 与边界处材料点 j 之间的相互作用假定为图 6 的模型。由于假定边界处材料点 j 无法索引到界面材料点 i , 因此无法计算由 i 位移引起的力 $f_{(i)(j)}$, 而界面材料点 i 可以索引到边界材料

图 6 界面材料点 i 与边界材料点 j 的相互作用Fig. 6 The interaction between interface material point i and boundary material point j

点 j 位移引起的力 $f_{(i)(j)}$ 。为了使得界面离散点实现不同种材料边界力的交互, 当边界材料点 j 引起界面离散点 i 运动时, 界面离散点 i 会反向施加给点 j 一个反力 $-f_{(i)(j)}$ 。该方法可解决不平衡力的问题, 并且通过界面材料点进行不同种材料相互作用的交互。

钢筋混凝土界面主要发生剪切破坏, 目前已发展了能够合理考虑材料剪切行为的 PD 方法^[7,26,51-54]。本文的主要目标是建立不同种材料界面的键基 PD 方法, 因此是基于最简单的键基 PD 开展的, 发展的界面 PD 方法能够在一定程度上反映材料的剪切破坏行为。尽管在微观层面, 键基 PD 材料点之间的相互作用只有轴向作用, 键的变形包含轴向拉伸和压缩两种方式, 无法在键中反映剪切行为。但是, 在非局部域内, 材料点周围有许多键, 不同方向上键受到的作用是不同的, 部分键为拉伸状态, 部分键为压缩状态, 采用最大拉应变准则和最大压应变准则来判断键的断裂, 通过拉压不同能够在宏观层面上反映剪切行为。同时, 通过在材料参数的确定方法中考虑剪切变形模式, 发展的界面 PD 方法也能更好反映界面的剪切效应。

3 参数的标定方法

在发展的钢筋混凝土界面 PD 运动方程中, 共包含 3 个参数, 即表征材料强度的临界拉伸常数 s_0 、反映非局部范围的域半径 δ 以及表征材料刚度的微弹性参数 κ 。下面将分别给出 3 个参数的确定方法。

3.1 临界拉伸常数

在 PD 中, 键力与变形之间采用弹性本构关系,

一旦键的拉伸变形达到特定的值时,键将发生断裂,此时键力将消失.式(2)的键力密度矢量 $\mathbf{f}$ 表达式可变形为^[20]

$$\mathbf{f}(\boldsymbol{\eta}, \boldsymbol{\xi}) = \kappa s \frac{\boldsymbol{\xi}}{|\boldsymbol{\xi}|} \cdot \boldsymbol{\mu} \quad (8)$$

式中, $\boldsymbol{\xi}$ 为材料点 i 和 j 位移前的距离矢量, $\boldsymbol{\eta}$ 为材料点 i 和 j 位移后的相对位移矢量, $\boldsymbol{\xi}/|\boldsymbol{\xi}|$ 为运动之后材料点 i 和 j 之间的矢量方向,各位移矢量的几何关系如图7所示; κ 为微弹性参数,类似于弹性力学中的弹性常数,其确定方法将在3.3节具体介绍, $\boldsymbol{\mu}$ 为历史函数,其表达式为

$$\boldsymbol{\mu} = \begin{cases} 1, & s < s_0 \\ 0, & s \geq s_0 \end{cases} \quad (9)$$

式中, s 为材料发生位移后键产生的变形,与连续介质力学中的应变类似,在PD中被称为键伸长,当 s 达到或超过临界拉伸常数 s_0 时,键将发生断裂. s 的表达式如下

$$s = \frac{|\boldsymbol{\eta} + \boldsymbol{\xi}| - |\boldsymbol{\xi}|}{|\boldsymbol{\xi}|} \quad (10)$$

对于钢筋混凝土材料,单独钢筋或混凝土的临界拉伸常数 s_0 均采用Silling等^[16]建议的同种均质材料的确定方法

$$s_0 = \sqrt{\frac{10G_0}{\pi\kappa\delta^5}} \quad (11)$$

式中, G_0 为材料的断裂能.

对于钢筋混凝土的界面,其临界拉伸常数与界面的力学行为相关,因此采用如图3所示界面黏结-滑移关系中峰值点 B 所对应的滑移值

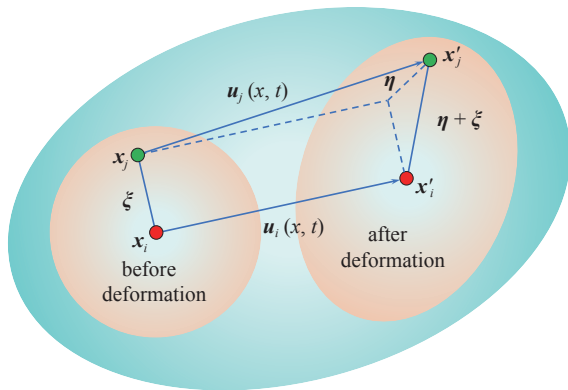


图7 变形前后位移矢量的几何关系

Fig. 7 Geometric relationship of displacement vectors before and after deformation

$$s_0^F = s_u \quad (12)$$

式中, s_u 可通过试验测得.当缺少试验数据时,可采用徐有邻等^[43]基于大量试验结果拟合得到的经验公式

$$s_u = 0.0368\phi_s \quad (13)$$

式中, ϕ_s 为钢筋直径.

3.2 域半径

PD作为一种非局部方法,近场域的取值对数值计算结果的精度以及计算效率影响显著,Silling等^[16]通过对近场域取值进行分析,发现域半径过小会导致裂纹扩展存在网格依赖性,且无法捕捉裂纹分叉行为;而域半径过大会导致计算量急剧增大,并且数值解与解析解的差异会随着波频散过大而变大.通过分析讨论,在综合平衡计算精度与计算效率下,建议近场域半径的取值为

$$\delta = 3\Delta \quad (14)$$

式中, Δ 为材料点边长.

对于钢筋混凝土材料,单独钢筋或混凝土的近场域半径同样采用式(14)的取值.对于界面材料点,其近场域半径取决于界面的影响范围.图2的界面黏结-滑移机理表明,受限楔体内的混凝土均受到界面的影响.因此,假定界面材料点的影响范围与受限楔体应力影响范围相同,此范围内的材料点与界面材料点都会产生相互作用.图1表明,受限楔体半径 r 可通过肋间距、肋长与滑移距离确定

$$r = l - e - dx \quad (15)$$

式(15)表明,随着滑移量 dx 的增大, r 逐渐减小,这一规律也可以在图3中发现.为了计算方便,近场域半径 δ 取 r 的最大值,即

$$\delta_F = r_{\max} = l - e \quad (16)$$

3.3 微弹性参数

通过将PD与连续介质力学之间进行能量密度等效,即可确定PD的微弹性参数.对于单独钢筋或混凝土材料,其微弹性参数的确定方法与Madenci和Oterkus^[47]提出的传统PD微弹性参数确定方法相同,公式如下

$$\left. \begin{aligned} \kappa_c &= \frac{9E_c}{\pi h \delta^3} \\ \kappa_s &= \frac{9E_s}{\pi h \delta^3} \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

式中, κ_c 与 κ_s 分别为混凝土和钢筋的微弹性参数, E_c 和 E_s 分别为混凝土和钢筋的弹性模量, 可以看出, 在相同离散条件下, 同种材料相互作用时, 微弹性参数 κ 只与材料自身弹性模量相关。

对于界面材料点微弹性参数, 其能量密度包含钢筋和混凝土两部分, 因此需要重新推导钢筋与混凝土界面的微弹性参数. 在二维状态下, 连续介质力学的弹性本构关系被用来计算弹性应变能密度, 其方程如下

$$\sigma = D\varepsilon \quad (18)$$

式中, D 是弹性刚度矩阵, 其表达式为

$$D = \begin{bmatrix} K+G & K-G & 0 \\ K-G & K+G & 0 \\ 0 & 0 & G \end{bmatrix} \quad (19)$$

式中, K 和 G 分别是材料的弹性体积模量和弹性剪切模量. G 可用杨氏模量 E 和泊松比 ν 表示为

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (20)$$

在二维状态 K 的定义与三维状态下是不同的, 二维状态下 K 定义为^[55]

$$K = \frac{p}{\varepsilon_v} = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22}}{2(\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22})} \quad (21)$$

式中, p 是平均应力或静水压力, ε_v 是体积应变, σ_{ii} 及 ε_{ii} 分别为应力分量和应变分量. 根据广义胡克定律, 式 (21) 可表示为

$$K = \frac{E}{2(1-\nu)} \quad (22)$$

式中, ν 是材料的弹性泊松比, 定义为横向正应变分量与轴向正应变分量之比

$$\nu = -\frac{\varepsilon_{22}}{\varepsilon_{11}} \quad (23)$$

在连续介质力学中, 根据应变能的定义, 弹性应变能密度可以表示为

$$\Theta = \int D\varepsilon d\varepsilon \quad (24)$$

根据在力作用方向上做功的定义, 键基 PD 弹性应变能密度可以表示为

$$\begin{aligned} \Theta &= \sum_{j=1}^n \left(\frac{1}{2} |f_{(i)(j)}| \cdot |u_{(j)} - u_{(i)}| \cdot V_{(j)} \right) = \\ &\frac{1}{2} h \int_0^\delta \int_0^{2\pi} (|f_{(i)(j)}| \cdot |u_{(j)} - u_{(i)}|) \xi d\theta d\xi \end{aligned} \quad (25)$$

式中, (θ, ξ) 表示极坐标. 对于钢筋混凝土界面处的

材料点, 其索引范围包括一半钢筋和一半混凝土, 因此, 式 (25) 变形为

$$\begin{aligned} \Theta &= \frac{1}{2} h \int_0^\delta \int_0^\pi (|f_{1(i)(j)}| \cdot |u_{(j)} - u_{(i)}|) \xi d\theta d\xi + \\ &\frac{1}{2} h \int_0^\delta \int_\pi^{2\pi} (|f_{2(i)(j)}| \cdot |u_{(j)} - u_{(i)}|) \xi d\theta d\xi \end{aligned} \quad (26)$$

式中, f_1 与 f_2 分别为界面材料点对钢筋材料点和混凝土材料点的力密度矢量.

钢筋混凝土在界面处通常产生的是剪切变形, 在纯剪切变形条件下, 连续介质力学与 PD 的变形模式分别如图 8(a) 和图 8(b) 所示, 图中代表性体积单元的应变矢量可表示为 $\varepsilon^T = \{0, 0, \gamma\}$, 其中 γ 为工程剪应变. 将其代入式 (24) 得连续介质力学的弹性应变能密度为

$$\Theta = \int_0^\varepsilon D_F \varepsilon d\varepsilon = G_F \gamma^2 / 2 \quad (27)$$

如图 8(c) 所示, 键拉伸与剪应变之间的几何关系可以表示如下

$$|u_{(j)} - u_{(i)}| = \gamma \sin \theta \cos \theta \cdot |\xi| \quad (28)$$

键力密度矢量可以表示为

$$\begin{aligned} f_{1(i)(j)} &= \frac{1}{2} \kappa_1 \cdot \gamma \sin \theta \cos \theta \cdot \frac{\xi}{|\xi|} \\ f_{2(i)(j)} &= \frac{1}{2} \kappa_2 \cdot \gamma \sin \theta \cos \theta \cdot \frac{\xi}{|\xi|} \end{aligned} \quad (29)$$

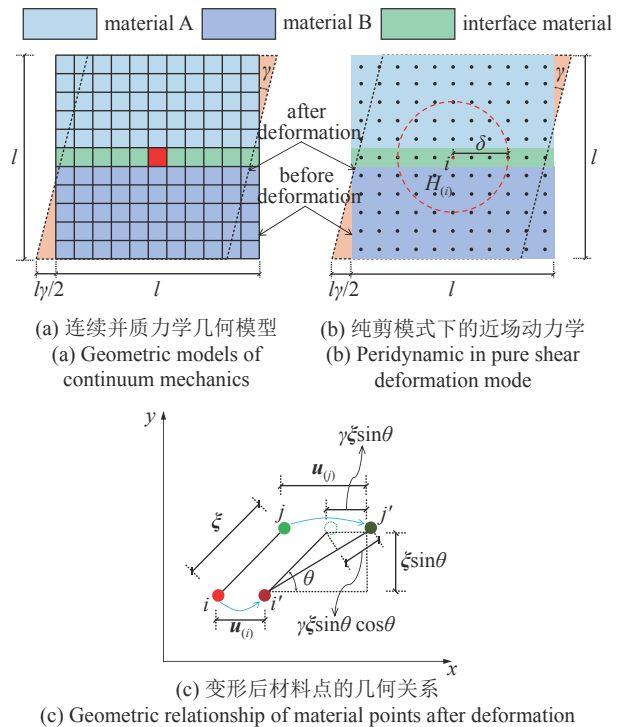


图 8 界面的剪切变形模式

Fig. 8 Shear deformation mode of interface

分别将式 (28) 和式 (29) 代入式 (26), 得 PD 的应变能密度为

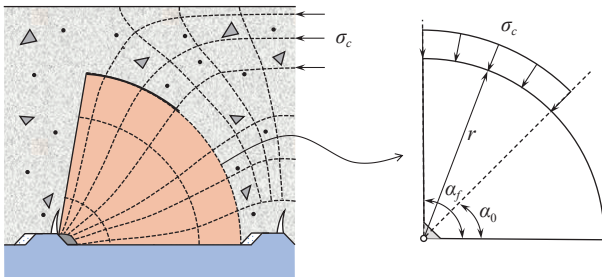
$$\begin{aligned} \Theta = & \frac{1}{4} h \kappa_1 \gamma^2 \int_0^\delta \int_0^\pi \xi^2 (\sin \theta \cos \theta)^2 d\theta d\xi + \\ & \frac{1}{4} h \kappa_2 \gamma^2 \int_0^\delta \int_\pi^{2\pi} \xi^2 (\sin \theta \cos \theta)^2 d\theta d\xi = \\ & \frac{\pi}{48} \kappa_F h \gamma^2 \delta^3 \end{aligned} \quad (30)$$

令式 (27) 和式 (30) 中弹性应变能密度相等, 得纯剪切变形模式下界面离散点微弹性参数 κ_F

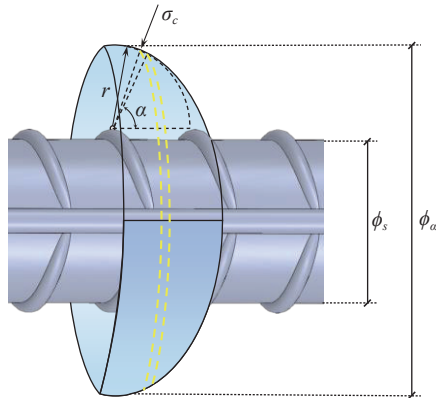
$$\kappa_F = \frac{24 G_F}{\pi h \delta^3} \quad (31)$$

式 (31) 表明微弹性参数 κ_F 与界面处剪切模量 G_F 、近场域半径 δ (通过式 (16) 确定) 及材料点边长 l 相关. 其中, 近场域半径 δ 与材料点边长 l 均为 PD 离散过程中的几何参数, 而界面的剪切模量 G_F 才是钢筋混凝土界面的材料参数, 该参数将利用 Ruiz 等^[40] 建议的方法确定. 图 9 为 Ruiz 等^[40] 假定的钢筋周围楔形体三维模型, 基于图中的几何关系, 得界面处的力为

$$F_x = \int_{\alpha_0}^{\alpha_f} \sigma_c \cos \alpha (\pi \phi_\alpha) r d\alpha \quad (32)$$



(a) 楔形体平面几何关系
(a) Plane geometric relationship of wedge



(b) 楔形体三维积分面
(b) Three-dimensional integral surface of wedge

图 9 钢筋肋间混凝土应力分布

Fig. 9 Stress distribution of concrete between reinforcement ribs

对式 (32) 求积分, 得

$$\begin{aligned} F_x = & \pi \sigma_c r \left\{ \left[\phi_s (\sin \alpha_f - \sin \alpha_0) \right] + \right. \\ & \left. \left\{ \frac{r}{2} [\cos(2\alpha_0) - \cos(2\alpha_f)] \right\} \right\} \end{aligned} \quad (33)$$

式中, σ_c 为混凝土无侧限抗压强度, ϕ_s 为钢筋直径, α_0 为受限楔体起始角度, α_f 为受限楔体终止角度.

将水平力平均分布在肋间距 l 上, 式 (32) 可以由黏结应力 τ 表示为

$$F_x = \tau (\pi \phi_s l) \quad (34)$$

将式 (34) 代入式 (33), 推导得到黏结应力为

$$\begin{aligned} \tau = & \sigma_c \frac{r}{\phi_s l} \left\{ \left[\phi_s (\sin \alpha_f - \sin \alpha_0) \right] + \right. \\ & \left. \left\{ \frac{r}{2} [\cos(2\alpha_0) - \cos(2\alpha_f)] \right\} \right\} \end{aligned} \quad (35)$$

对于界面的剪切模量, 通常利用钢筋-混凝土黏结滑移曲线峰值应力对应的割线模量进行标定

$$G_F = \tau_u / s_u \quad (36)$$

联立式 (31)、式 (35) 和式 (36), 界面处微弹性模量 κ_F 最终推导为

$$\begin{aligned} \kappa_F = & \frac{24 \sigma_c r}{\phi_s l s_u \pi h \delta^3} \left\{ \left[\phi_s (\sin \alpha_f - \sin \alpha_0) \right] + \right. \\ & \left. \left\{ \frac{r}{2} [\cos(2\alpha_0) - \cos(2\alpha_f)] \right\} \right\} \end{aligned} \quad (37)$$

4 界面 PD 方法的试验验证

本章利用两组钢筋混凝土构件的拉拔试验, 从钢筋直径以及锚固长度两方面做了对比模拟, 验证了发展的钢筋混凝土界面 PD 方法的合理性.

4.1 不同钢筋直径下与试验结果的比较

利用夏晋^[56] 开展的单根钢筋的钢筋混凝土构件拉拔试验来验证所提 PD 方法的合理性, 构件的几何参数、载荷条件和边界条件如图 10 所示. 其中, 立方体混凝土砌块的尺寸为 $150 \text{ mm} \times 150 \text{ mm} \times 150 \text{ mm}$, 混凝土保护层厚度为 65 mm ; 钢筋位于混凝土砌块的轴线处, 试验所用的直径分别为 12 mm , 16 mm 和 20 mm , 对应的肋间距分别为 8 mm , 9 mm 和 10 mm ; 试件加载端采用内径较钢筋大 0.5 mm 、长度为 50 mm 塑料套管, 将钢筋与混凝土隔开, 以消除端部的边界效应. 混凝土的强度等级为 C25, 其抗压强度 $f_c = 25.93 \text{ MPa}$, 杨氏模量 $E_c = 28.0 \text{ GPa}$, 密度 $\rho_c = 2400 \text{ kg/m}^3$. 钢筋型号为

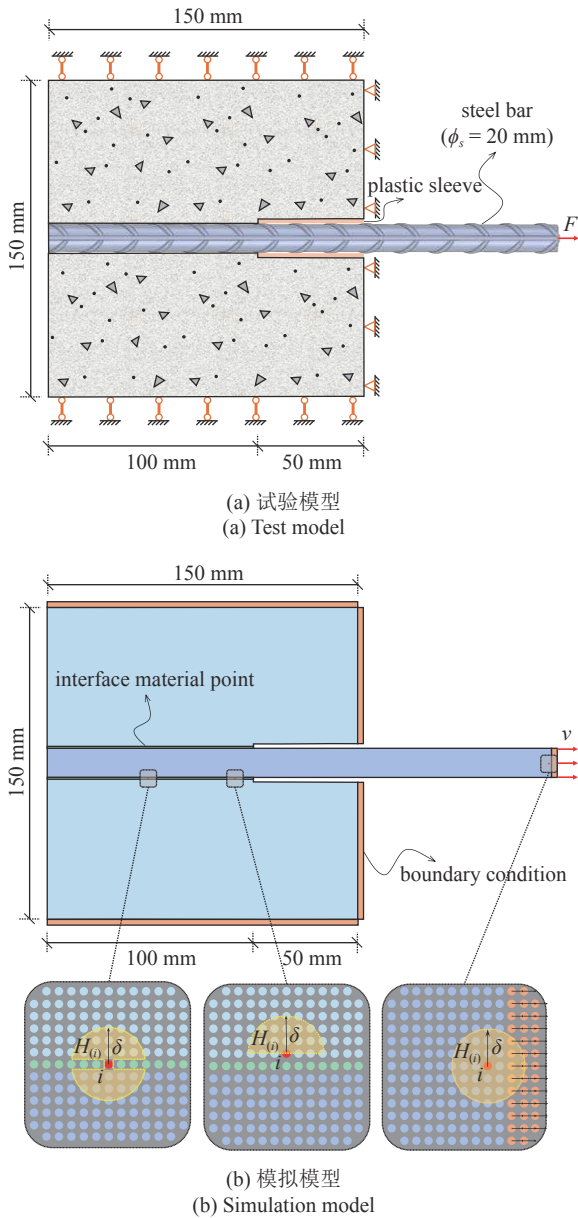


图 10 钢筋混凝土试件几何尺寸及载荷条件

Fig. 10 Geometric dimensions and load conditions reinforced concrete specimens

HRB335, 其抗拉强度为 335 MPa, 杨氏模量 $E_s = 200.0$ GPa, 密度 $\rho_s = 8000$ kg/m³. 试验中, 试件的底端被固定, 侧边设置滑动边界, 钢筋受到竖直向下的拉力作用.

在数值建模中, 将钢筋混凝土构件离散为体积相等且排列规则的材料点, 材料点的边长 $\Delta = 0.5$ mm, 数量为 100548 个. 利用第 3 节中参数的确定方法, 计算得到单独钢筋区域和单独混凝土区域离散点的域半径为 $\delta = 3\Delta = 1.5$ mm, 由方程 (16) 计算得到试验的界面离散点域半径分别为 7 mm, 8 mm 和 9 mm; 由方程 (17) 计算得到混凝土和钢筋

微弹性参数分别为 $\kappa_c = 4.68 \times 10^{22}$ N/m⁶, $\kappa_s = 3.34 \times 10^{23}$ N/m⁶, 由方程 (37) 计算得到试验的界面微弹性参数分别为 $\kappa_F = 7.98 \times 10^{21}$ N/m⁶, $\kappa_F = 8.52 \times 10^{21}$ N/m⁶ 和 $\kappa_F = 8.78 \times 10^{21}$ N/m⁶; 由方程 (11) 计算得到混凝土和钢筋的极限拉伸参数分别为 $s_{0c} = 8.32 \times 10^{-4}$, $s_{0s} = 1.16 \times 10^{-2}$, 由方程 (13) 计算得到 3 组试验的界面极限拉伸参数分别为 $s_{0F} = 4.42 \times 10^{-4}$, $s_{0F} = 5.89 \times 10^{-4}$ 和 $s_{0F} = 7.36 \times 10^{-4}$. 载荷通过位移边界条件施加在钢筋底端边界区域上, 在混凝土底端以及两侧均附加三排离散点用于设置边界条件, 数值模型的边界条件与试验条件相同. 在图 10 中边界的体积校正和表面效应的处理与 Madenci 等^[47]一致. 显式积分的最小时间步长采用 Silling 等^[16]建议的稳定性准则确定, 其值与材料的弹性模量呈正相关, 根据钢筋、混凝土及界面弹性模量的最小值确定的, 即采用界面处弹性模量确定的显式积分最小时间步长为 $dt = 1.53 \times 10^{-7}$ s. 发展的界面 PD 模型计算仍基于传统键基 PD 方法, 计算效率不会增加.

图 11 为对照试验钢筋直径 20 mm 情况下的钢筋混凝土构件在拉拔过程中的模拟结果, 图 11(a) ~ 图 11(f) 分别为不同时刻混凝土的损伤情况, 红色区域为混凝土材料完全开裂的状态. 在加载初期, 钢筋与混凝土界面接触端部最先发生损伤. 随着钢筋的拔出, 损伤逐渐向混凝土内部扩展, 一方面沿着底端向顶端传播, 另一方面沿着钢筋与混凝土的界面向内部传播, 形成大量斜裂纹. 在加载后期时, 裂纹逐渐贯通, 钢筋周围的混凝土破碎, 构件最终在钢筋与混凝土界面处发生剪切破坏. 如图 12, 模拟结果的最终裂纹形态与试验结果的裂纹形态^[57]吻合较好, 说明发展的 PD 方法能够合理捕获钢筋混凝土构件的

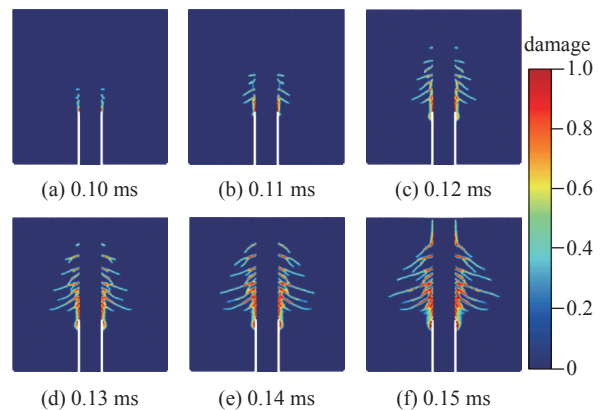


图 11 钢筋混凝土在拉拔过程中的损伤演化

Fig. 11 Damage evolution of reinforced concrete during drawing

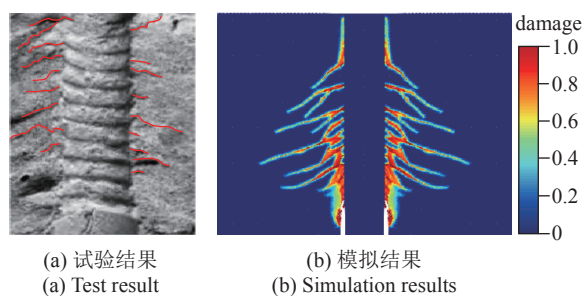


图 12 数值模拟与试验的开裂模式对比

Fig. 12 Comparison of cracking modes between numerical simulation and test

宏观破坏行为。

在数值计算结果中,提取不同钢筋直径下钢筋混凝土构件界面黏结力和端部位移与试验结果比较,来定量评估所提 PD 方法的合理性,试验与模拟的黏结力-位移曲线对比如图 13 所示。从图中可以发现,黏结力-位移曲线的峰值承载力和峰值承载力对应的位移都逐渐增大。其原因是,随着钢筋直径的增大,肋间距、界面的极限拉伸参数以及微弹性参数均增大。在峰值前,模拟结果与试验结果均吻合良好,可以发现在加载初期钢筋混凝土界面的变形较小,这一过程主要由界面处的化学胶结力主导;当作用载荷增大到峰值承载力的约 30% 时,黏结力-位移曲线开始呈现较大的非线性行为,这一过程中化学胶结力逐渐失效,机械咬合力发挥主导作用,对应于图 11(b) 的损伤状态;随着力继续增大,界面处产生大量斜裂纹并逐渐贯通,导致混凝土发生局部破碎,对应于图 11(c)~图 11(d) 的损伤过程;当载荷达到峰值时,界面处混凝土发生了大面积破碎,其损伤状态对应于图 11(e)。峰值后承载力迅速降低,界面处开始出现较大的滑移变形。图 13 中钢筋直径为

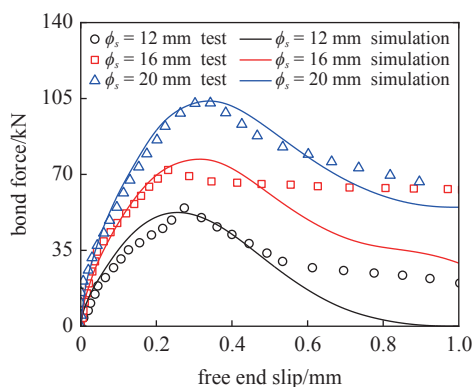


图 13 数值模拟与试验黏结力-位移曲线的对比

Fig. 13 Comparison of bond force-displacement curves between numerical simulation and test

16 mm 的模拟结果与试验结果有差异,可能是试验结果的偏差所导致,因为试验中钢筋直径为 16 mm 的峰值应力比直径 12 mm 的峰值应力还低,且发生较小的软化行为,这与实际情况是不符的。

4.2 不同锚固长度下与试验结果的比较

利用冀晓东^[58]开展的钢筋混凝土黏结-滑移试验进一步验证所提 PD 方法的合理性,试验的载荷条件与边界条件与图 10 夏晋开展的试验类似,不同之处为混凝土保护层厚度为 89 mm,混凝土抗压强度 $f_{cu} = 30.71$ MPa,杨氏模量 $E_c = 35.92$ GPa,钢筋直径为 12 mm,肋间距为 8 mm,试验中钢筋锚固长度 l_a 分别为钢筋直径的 5 倍、7 倍和 9 倍,即 60 mm, 84 mm 和 108 mm。在数值建模中,将钢筋混凝土构件离散为体积相等且排列规则的材料点,材料点边长 $\Delta = 0.5$ mm,数量为 96 150 个。利用第 3 节参数确定方法,计算得到单独钢筋和单独混凝土区域离散点的域半径为 $\delta = 3\Delta = 1.5$ mm;由方程 (16) 得到界面离散点域半径为 7 mm;由方程 (17) 得到混凝土和钢筋微弹性参数分别为 $\kappa_c = 5.85 \times 10^{22}$ N/m⁶, $\kappa_s = 3.34 \times 10^{23}$ N/m⁶,由方程 (37) 得到界面微弹性参数为 $\kappa_F = 1.46 \times 10^{22}$ N/m⁶;由方程 (11) 得到混凝土和钢筋的极限拉伸参数分别为 $s_{0c} = 1.53 \times 10^{-3}$, $s_{0s} = 1.16 \times 10^{-2}$,由方程 (13) 得到界面极限拉伸参数为 $s_{0F} = 1.04 \times 10^{-3}$ 。显式积分最小时间步长为 $dt = 8.57 \times 10^{-8}$ s。其他条件设置与 4.1 节相同。

试验与模拟的黏结力-位移曲线对比如图 14 所示。从图中可以发现,随着钢筋锚固长度的增大,黏结力-位移曲线的峰值承载力以及峰值位移不断增大,其原因是钢筋与混凝土之间的界面作用区间逐渐增加,钢筋混凝土界面的胶结面积增大。图 15 为

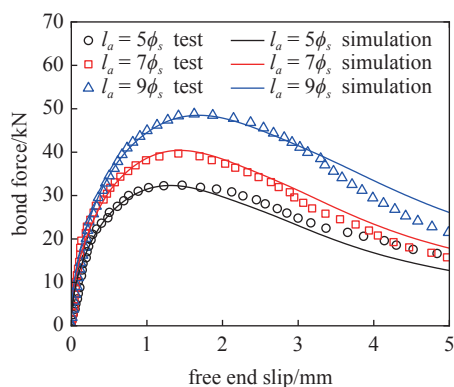


图 14 不同锚固长度下界面黏结力-位移曲线

Fig. 14 Bond force-displacement curves under different anchorage lengths

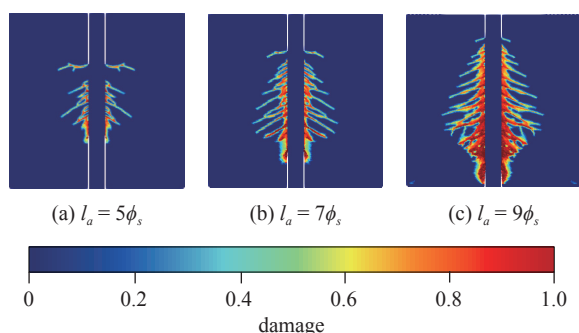


图 15 不同锚固长度下试件的破坏模式

Fig. 15 Failure modes of specimens under different concrete strength

不同锚固长度下试件的破坏模式,从图中可以发现,随着锚固长度增大,试件中裂纹数量不断增多.模拟结果与试验结果比较表明,发展的 PD 方法不仅能再现钢筋混凝土界面的宏观破坏现象,也能定量描述钢筋与混凝土界面的黏结力-位移反应.

图 16 为锚固长度 $l_a = 7d = 84 \text{ mm}$ 下钢筋混凝土构件在拉拔过程中的模拟结果,图 16(a)~图 16(f)分别为不同时刻下混凝土的损伤情况,红色区域为混凝土材料完全开裂的状态.与 4.1 节模拟损伤情况类似,损伤最先发生在界面端部,随后逐渐沿着钢筋向内部扩展,形成大量的裂纹并逐渐贯通.不同的是在局部黏结-滑移试验最终破坏结果中,钢筋混凝土界面黏结尾端破坏模式由滑移破坏变为剪切破坏,其原因是局部黏结-滑移试验与中心拉拔试验钢筋锚固尾端的边界约束条件不同所致.中心拉拔试验能够更简便地反映钢筋混凝土的黏结性能,而局部黏结-滑移试验去掉端部边界影响,更能反映钢筋与混凝土在接触面处的力和位移的基本规律^[58].

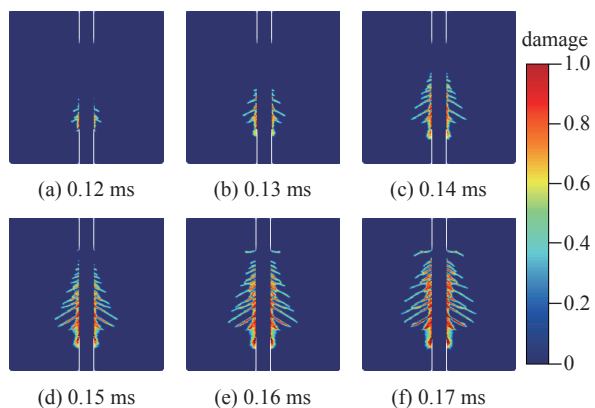


图 16 钢筋混凝土在拉拔过程中的损伤演化

Fig. 16 Damage evolution of reinforced concrete during drawing

5 钢筋混凝土力学特性分析

第 4 节的试验和数值模拟分析了钢筋直径和锚

固长对钢筋混凝土力学特性的影响,本节将采用验证后的数值方法,分析混凝土强度及钢筋肋间距对构件力学特性的影响.

5.1 混凝土强度的影响

采用与 4.1 节钢筋直径为 20 mm 相同的数值模型,保持其他参数不变只改变混凝土的强度等级,分别考虑 C20, C25, C30, C35, C40 和 C45 六种混凝土强度,计算得到构件最终的黏结力-位移曲线和损伤分布分别如图 17 和图 18 所示.从图中可以发现,随着混凝土强度等级提高,黏结力-位移曲线的峰值承载力和峰值承载力对应的位移都逐渐增大,即混凝土的抗剪强度和断裂能逐渐增大,导致图 18 中最终破坏时刻剪切裂缝的数量逐渐减少,裂缝的倾角逐渐向竖直方向偏移^[46,59].

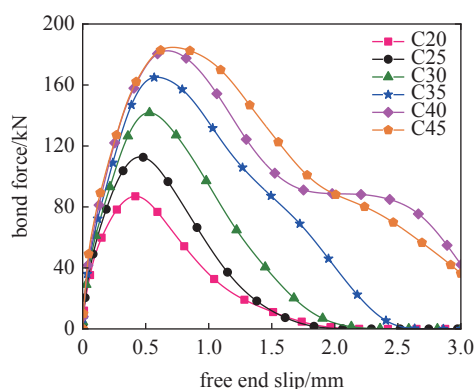


图 17 不同混凝土强度下界面处黏结力-位移曲线

Fig. 17 Bond force-displacement curves at interface under different concrete strength

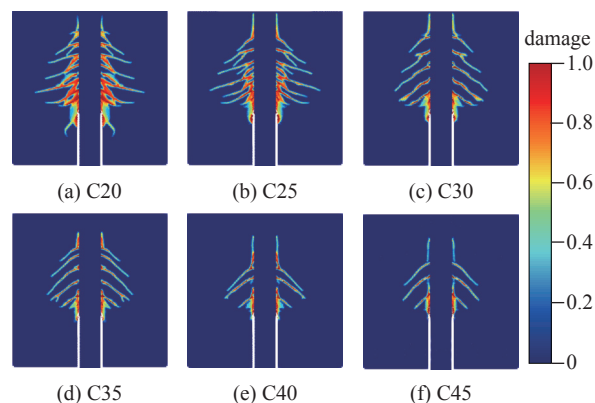


图 18 不同混凝土强度下试件破坏模式

Fig. 18 Failure modes of specimens under different concrete strength

5.2 肋间距的影响

保持其他参数不变的条件下,改变钢筋的肋间距,分别设置肋间距为 3 mm, 5 mm, 7.5 mm, 10 mm,

12.5 mm 和 15 mm, 其中 10 mm 和 12.5 mm 为实际钢筋常见的肋间距. 从第 3 节参数的确定方法可知, 肋间距的改变主要影响边界离散点域的半径及微弹性参数的取值. 将不同的肋间距代入参数确定公式中, 得到界面处对应的微弹性参数分别为 $6.06 \times 10^{21} \text{ N/m}^6$, $6.84 \times 10^{21} \text{ N/m}^6$, $7.81 \times 10^{21} \text{ N/m}^6$, $8.78 \times 10^{21} \text{ N/m}^6$, $9.75 \times 10^{21} \text{ N/m}^6$ 和 $1.07 \times 10^{22} \text{ N/m}^6$; 域半径分别为 2 mm, 4 mm, 6.5 mm, 9 mm, 11.5 mm 和 14 mm. 不同肋间距下计算得到构件最终的黏结力-位移曲线与损伤分布分别如图 19 和图 20 所示.

图 19 表明, 随着肋间距的增大, 峰值承载力先增大后减小, 原因是钢筋横肋与肋间混凝土之间的楔块效应随肋间距变化, 当肋间距过小时, 带肋钢筋与光圆钢筋类似, 横肋与混凝土无法有效作用产生较大的机械咬合力; 当肋间距过大时, 相同尺寸的试件中横肋与混凝土相互咬合的数量不足, 也无法产生较大的机械咬合力. 图 20 中不同肋间距下试件中

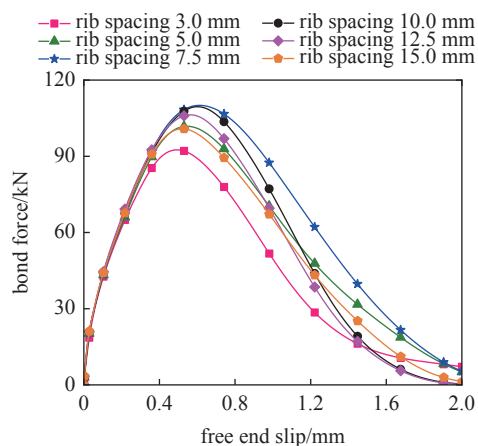


图 19 不同肋间距下界面黏结力-位移曲线

Fig. 19 Bond force-displacement curves at interface with different rib spacing

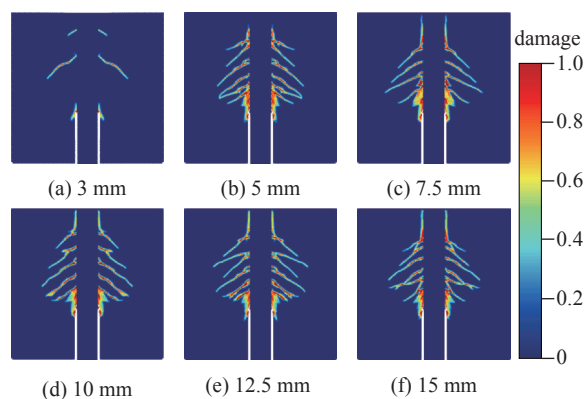


图 20 不同肋间距下试件破坏模式

Fig. 20 Failure modes of specimens with different rib spacing

裂纹分布情况可以发现, 随着肋间距的增大, 试件中裂纹数量先增多后减少, 也说明横肋与混凝土的机械咬合力先增大后减小^[60-61]. 4.1 节中不同钢筋直接的结果表明, 微弹性参数同时受到钢筋直径与肋间距的影响, 导致彼此间数值并未有明显改变.

上述研究表明, 发展的不同种材料界面 PD 方法能够再现钢筋混凝土构件的破坏过程, 钢筋与混凝土界面力学响应受到钢筋直径、钢筋锚固长度、混凝土强度及钢筋肋间距的影响. 其中, 钢筋直径主要影响钢筋混凝土的临界拉伸常数, 界面的峰值承载力及对应的位移与钢筋直径大小呈正相关; 混凝土强度直接影响钢筋混凝土的黏结性能, 界面的损伤程度与混凝土强度呈负相关; 钢筋锚固长度主要影响界面的作用范围, 锚固长度越大钢筋混凝土的黏结作用越强; 肋间距会影响界面处钢筋横肋与混凝土的作用模式, 进而影响楔块效应的强弱. 本文发展的界面 PD 方法能够考虑以上 4 种因素对钢筋混凝土力学行为的影响, 并且能合理描述钢筋与混凝土之间的黏结-滑移力学行为, 该方法可为钢筋混凝土结构设计分析提供非连续数值计算方法.

6 结论

在键基 PD 框架内, 发展了钢筋混凝土界面的 PD 方法, 通过结合钢筋肋间混凝土楔体模型、界面黏结滑移曲线以及与连续介质力学能量密度等效方法获得了 PD 临界拉伸常数、域半径和微弹性参数的确定方法. 利用钢筋混凝土构件拉拔试验, 验证了所提界面 PD 方法的有效性. 主要结论如下:

(1) 基于钢筋混凝土界面的黏结机理, 提出了界面区材料点的相互作用模型, 为不同种类材料的力学交互架设了桥梁, 并给 PD 界面参数赋予了物理意义;

(2) 通过与两组试验结果比较表明, 发展的界面 PD 方法不仅能够合理捕获界面区混凝土的裂纹演化规律, 而且从定量上可比较精确地预测钢筋混凝土的强度和变形规律;

(3) 通过设计不同钢筋直径、锚固长度、不同混凝土强度以及肋间距的数值试验, 探究了这些因素对钢筋混凝土界面力学行为的影响规律. 结果表明, 界面的黏结性能随着混凝土强度的增大而提升, 随锚固长度的增大而增强, 随钢筋肋间距的增大先增强后减弱.

发展的钢筋混凝土界面 PD 方法为处理复合材料相互作用提供了一种新思路, 该方法不仅可用于模拟钢筋混凝土结构, 也可模拟混凝土在细观尺度上骨料与砂浆的相互作用、新旧混凝土界面的力学行为等. 通过给出三维条件下材料参数的确定方法, 发展的界面 PD 方法可扩展用于三维条件.

参 考 文 献

- Cotsovos DM, Stathopoulos ND, Zeris CA. Behavior of RC beams subjected to high rates of concentrated loading. *Journal of Structural Engineering*, 2008, 134(12): 1839-1851
- Liao WZ, Li M, Zhang W, et al. Experimental studies and numerical simulation of behavior of RC beams retrofitted with HSSWM-HPM under impact loading. *Engineering Structures*, 2017, 149: 131-146
- Brennan RE, Green WH. Low velocity impact testing and nondestructive evaluation of transparent materials. *AIP Conference Proceedings. American Institute of Physics*, 2011, 1335(1): 965-972
- Chen Y, May IM. Reinforced concrete members under drop-weight impacts. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings*, 2009, 162(1): 45-56
- 曾翔, 许斌. 无腹筋钢筋混凝土梁抗冲击行为试验研究. *土木工程学报*, 2012, 45(9): 63-73 (Zeng Xiang, Xu Bin. Experimental study on the impact-resistant behavior of RC beams without shear-resistant rebar. *China Civil Engineering Journal*, 2012, 45(9): 63-73 (in Chinese))
- Han F, Lubineau G, Azdoud Y. Adaptive coupling between damage mechanics and peridynamics: A route for objective simulation of material degradation up to complete failure. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2016, 94: 453-472
- Ren HL, Zhuang XY, Rabczuk T. A new peridynamic formulation with shear deformation for elastic solid. *Journal of Micromechanics and Molecular Physics*, 2016, 1(2): 1650009
- Amani J, Oterkus E, Areias P, et al. A non-ordinary state-based peridynamics formulation for thermoplastic fracture. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 87: 83-94
- Rabczuk T, Ren HL, Zhuang XY, et al. A peridynamics formulation for quasi-static fracture and contact in rock. *Engineering Geology*, 2017, 225: 42-48
- Ren HL, Zhuang XY, Anitescu C, et al. An explicit phase field method for brittle dynamic fracture. *Computers & Structures*, 2019, 217: 45-56
- Zhang YA, Deng HW, Deng JR, et al. Peridynamic simulation of crack propagation of non-homogeneous brittle rock-like materials. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2020, 106: 102438
- Wang YW, Han F, Lubineau G. Strength-induced peridynamic modeling and simulation of fractures in brittle materials. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2021, 374: 113558
- Yu HT, Chen XZ. A viscoelastic micropolar peridynamic model for quasi-brittle materials incorporating loading-rate effects. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2021, 383: 113897
- 路德春, 宋志强, 王国盛. 基于混凝土黏弹性变形机制的近场动力学方法. *同济大学学报 (自然科学版)*, 2022, 50(9): 1232-1239 (Lu Dechun, Song Zhiqiang, Wang Guosheng. Peridynamics method based on viscoelastic deformation mechanism of concrete. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2022, 50(9): 1232-1239 (in Chinese))
- Silling SA. Reformulation of elasticity theory for discontinuities and long-range forces. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 2000, 48(1): 175-209
- Silling SA, Askari E. A meshfree method based on the peridynamic model of solid mechanics. *Computers & Structures*, 2005, 83(17-18): 1526-1535
- Silling SA, Lehoucq RB. Peridynamic theory of solid mechanics. *Advances in Applied Mechanics*, 2010, 44: 73-168
- Silling SA, Weckner O, Askari E, et al. Crack nucleation in a peridynamic solid. *International Journal of Fracture*, 2010, 162(1): 219-227
- 黄丹, 章青, 乔丕忠等. 近场动力学方法及其应用. *力学进展*, 2010, 40(4): 448-459 (Huang Dan, Zhang Qing, Qiao Pizhong, et al. A review of peridynamics (PD) method and its applications. *Advances in Mechanics*, 2010, 40(4): 448-459 (in Chinese))
- Lu DC, Song ZQ, Wang GS, et al. A developed 3 D peridynamic method incorporating non-conservative force for brittle materials. *Engineering Fracture Mechanics*, 2022, 274: 108772
- Ren B, Wu CT, Askari E. A 3D discontinuous Galerkin finite element method with the bond-based peridynamics model for dynamic brittle failure analysis. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 99: 14-25
- Liu YK, Deng L, Zhong WJ, et al. A new fatigue reliability analysis method for steel bridges based on peridynamic theory. *Engineering Fracture Mechanics*, 2020, 236: 107214
- Hong K, Oterkus S, Oterkus E. Peridynamic analysis of fatigue crack growth in fillet welded joints. *Ocean Engineering*, 2021, 235: 109348
- Wu P, Yang F, Chen ZG, et al. Stochastically homogenized peridynamic model for dynamic fracture analysis of concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, 2021, 253: 107863
- Ran X, Qian SR, Zhou J, et al. Crack propagation analysis of hydrogen embrittlement based on peridynamics. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2022, 47(14): 9045-9057
- Gerstle W, Sau N, Silling S. Peridynamic modeling of concrete structures. *Nuclear Engineering and Design*, 2007, 237(12-13): 1250-1258
- Lu JZ, Zhang YT, Muhammad H, et al. 3D analysis of anchor bolt pullout in concrete materials using the non-ordinary state-based peridynamics. *Engineering Fracture Mechanics*, 2019, 207: 68-85
- Sau N, Medina-Mendoza J, Borbon-Almada AC. Peridynamic modelling of reinforced concrete structures. *Engineering Failure Analysis*, 2019, 103: 266-274
- Zhao JM, Chen ZG, Mehrmashhadi J, et al. A stochastic multiscale peridynamic model for corrosion-induced fracture in reinforced concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, 2020, 229: 106969
- 夏益兵, 范存新, 沈峰等. 钢筋混凝土结构破坏过程的近场动力学模拟. *应用力学学报*, 2021, 38(1): 143-149 (Xia Yibing, Fan Cunxin, Shen Feng, et al. Simulating the failure process of reinforced concrete structure by using peridynamics. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 2021, 38(1): 143-149 (in Chinese))
- Hobbs M, Hattori G, Orr J. Predicting shear failure in reinforced concrete members using a three-dimensional peridynamic framework. *Computers & Structures*, 2022, 258: 106682
- Zheng J, Shen F, Gu X, et al. Simulating failure behavior of rein-

- forced concrete T-beam under impact loading by using peridynamics. *International Journal of Impact Engineering*, 2022, 165: 104231
- 33 石宏顺, 钱松荣, 徐婷等. 近场动力学理论在钢筋混凝土结构破坏的研究. *贵州科学*, 2016, 34(6): 64-68 (Shi Hongshun, Qian Songrong, Xu Ting, et al. Study on reinforced concrete structure failure based on peridynamic theories. *Guizhou Science*, 2016, 34(6): 64-68 (in Chinese))
- 34 Zhang H, Zhang X. Peridynamic analysis of materials interface fracture with thermal effect. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2022, 120: 103420
- 35 Zhang N, Gu Q, Huang SR, et al. A practical bond-based peridynamic modeling of reinforced concrete structures. *Engineering Structures*, 2021, 244: 112748
- 36 Zhang Y, Qiao PZ. Peridynamic simulation of two-dimensional axisymmetric pull-out tests. *International Journal of Solids and Structures*, 2019, 168: 41-57
- 37 Popov VL. *Contact Mechanics and Friction*. Berlin: Springer, 2010
- 38 Xu C, Yuan Y, Zhang YM, et al. Peridynamic modeling of prefabricated beams post-cast with steelfiber reinforced high-strength concrete. *Structural Concrete*, 2021, 22(1): 445-456
- 39 Tepfers R. Cracking of concrete cover along anchored deformed reinforcing bars. *Magazine of Concrete Research*, 1979, 31(106): 3-12
- 40 Ruiz D. Bond mechanics in structural concrete. [PhD Thesis]. Lausanne: Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2005
- 41 宋玉普, 赵国藩. 钢筋与混凝土间的粘结滑移性能研究. 大连理工大学学报, 1987, 26(2): 93-100 (Song Yupu, Zhao Guofan. Study on bond-slip property between steel bars and the concrete. *Journal of Dalian Institute of Technology*, 1987, 26(2): 93-100 (in Chinese))
- 42 Shima H, Chou LL, Okamura H. Micro and macro models for bond in reinforced concrete. *Journal of the Faculty of Engineering*, 1987, 39(2): 133-194
- 43 徐有邻, 沈文都, 汪洪. 钢筋砼粘结锚固性能的试验研究. 建筑结构学报, 1994, 15(3): 26-37 (Xu Youli, Shen Wendu, Wang Hong. An experimental study of bond-anchorage properties of bars in concrete. *Journal of Building Structures*, 1994, 15(3): 26-37 (in Chinese))
- 44 Harajli MH, Hout M, Jalkh W. Local bond stress-slip behavior of reinforcing bars embedded in plain and fiber concrete. *Materials Journal*, 1995, 92(4): 343-353
- 45 Yan F, Lin ZB, Yang MJ. Bond mechanism and bond strength of GFRP bars to concrete: A review. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 98: 56-69
- 46 Hu ZJ, Shah YI, Yao PF. Experimental and numerical study on interface bond strength and anchorage performance of steel bars within prefabricated concrete. *Materials*, 2021, 14(13): 3713
- 47 Madenci E, Oterkus E. *Peridynamic Theory and Its Applications*. New York: Springer, 2014
- 48 Ren HL, Zhuang XY, Cai YC, et al. Dual-horizon peridynamics. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 2016, 108(12): 1451-1476
- 49 Ren HL, Zhuang XY, Rabczuk T. Dual-horizon peridynamics: A stable solution to varying horizons. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2017, 318: 762-782
- 50 Ren HL, Zhuang XY, Oterkus E, et al. Nonlocal strong forms of thin plate, gradient elasticity, magneto-electro-elasticity and phase-field fracture by nonlocal operator method. *Engineering with Computers*, 2021: 1-22
- 51 Zhu Q, Ni T. Peridynamic formulations enriched with bond rotation effects. *International Journal of Engineering Science*, 2017, 121: 118-129
- 52 Wang YT, Zhou XP, Shou YD. The modeling of crack propagation and coalescence in rocks under uniaxial compression using the novel conjugated bond-based peridynamics. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2017, 128: 614-643
- 53 Zhang H, Zhang X, Qiao PZ. A new peridynamic mixed-mode bond failure model for interface delamination and homogeneous materials fracture analysis. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2021, 379: 113728
- 54 Madenci E, Barut A, Phan N. Bond-based peridynamics with stretch and rotation kinematics for opening and shearing modes of fracture. *Journal of Peridynamics and Nonlocal Modeling*, 2021, 3(3): 211-254
- 55 Kachanov M, Sevostianov I. On quantitative characterization of microstructures and effective properties. *International Journal of Solids and Structures*, 2005, 42(2): 309-336
- 56 夏晋. 锈蚀钢筋混凝土构件力学性能研究. [博士论文]. 杭州: 浙江大学, 2010 (Xia Jin. Study on mechanical properties of corroded reinforced concrete members. [PhD Thesis]. Hangzhou: Zhejiang University, 2010 (in Chinese))
- 57 陈佳浩, 涂建维, 李召等. 不同加载速率下 GFRP 筋与混凝土粘结性能研究. 武汉理工大学学报, 2022, 44(2): 53-59, 77 (Chen Jiahao, Tu Jianwei, Li Zhao, et al. Study on bonding properties of GFRP bars and concrete under different loading rates. *Journal of Wuhan University of Technology*, 2022, 44(2): 53-59, 77 (in Chinese))
- 58 冀晓东. 冻融后混凝土力学性能及钢筋混凝土粘结性能的研究. [博士论文]. 大连: 大连理工大学, 2007 (Ji Xiaodong. The experimental study and theoretical analysis on the mechanical performance of concrete and bond behaviour between concrete and steel bar after freezing and thawing. [PhD Thesis]. Dalian: Dalian University of Technology, 2007 (in Chinese))
- 59 徐有邻, 邵卓民, 沈文都. 钢筋与混凝土的粘结锚固强度. 建筑科学, 1988, 4(4): 8 (Xu Youlin, Shao Zhuoming, Shen Wendu. Bond strength between reinforcing bars and concrete. *Building Science*, 1988, 4(4): 8 (in Chinese))
- 60 Harajli MH. Development/splice strength of reinforcing bars embedded in plain and fiber reinforced concrete. *Structural Journal*, 1994, 91(5): 511-520
- 61 郝庆多, 王言磊, 欧进萍. 拉拔条件下 GFRP 筋与混凝土粘结强度试验研究. 建筑结构学报, 2008, 29(1): 9 (Hao Qingduo, Wang Yanlei, Ou Jinping. Experimental investigation on bond strength between GFRP rebars and concrete under pull out conditions. *Journal of Building Structures*, 2008, 29(1): 9 (in Chinese))